

# Estudio del acabado superficial y la tolerancia geométrica en el proceso del fresado helicoidal del acero inoxidable súper dúplex UNS S32760

José Veríssimo Ribeiro de Toledo<sup>1</sup>, Robson Bruno Dutra Pereira <sup>2</sup>, João Roberto Ferreira <sup>3</sup>

<sup>1</sup>Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá, Brasil. Email: verissimo@unifei.edu.br

<sup>2</sup>Centro de Inovação em Modelagem e Otimização de Sistemas - CIMOS, Centro de Inovação em Sustentabilidade - CIMS, Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial, Universidade Federal de São João del-Rei, Brasil. Email: robsondutra@ufsj.edu.br

<sup>3</sup>Instituto de Engenharia de Produção e Gestão, Universidade Federal de Itajubá, Brasil. Email: jorofe@unifei.edu.br

## Resumen

Los aceros inoxidables súper dúplex presentan una alta resistencia a la corrosión por pites y una elevada resistencia mecánica. Tienen gran aplicación en ambientes severos como la industria petroquímica y las plataformas de petróleo y gas, pero presentan baja maquinabilidad, caracterizada por la asociación de altas tasas de endurecimiento y baja conductividad térmica que puede afectar a la calidad de la pieza mecanizada. El proceso de fresado helicoidal viene obteniendo resultados satisfactorios como alternativa al proceso de taladrado convencional, ya que permite obtener agujeros de diferentes diámetros dando lugar a una mayor precisión y calidad dimensional y de forma. En este trabajo se ha evaluado la calidad superficial y las desviaciones geométricas en el proceso de fresado helicoidal del acero inoxidable súper dúplex UNS S32760. Se utilizó un diseño compuesto central aliado a la metodología de superficie de respuesta con el propósito de modelar y estimar los efectos de las variables de control y el ruido en las respuestas de desviación de rugosidad, circularidad y cilindridad. Los resultados mostraron que el avance tangencial por diente y la velocidad de corte fueron los factores que más influyeron en las desviaciones de rugosidad, circularidad y cilindridad de los agujeros mecanizados. Se obtuvieron valores mínimos de rugosidad Ra de 0,15  $\mu\text{m}$ , circularidad de 10,80  $\mu\text{m}$  y cilindridad de 8,60  $\mu\text{m}$ .

**Palabras clave:** Fresado helicoidal; Acero inoxidable súper dúplex; Diseño robusto de parámetros; Rugosidad de la superficie; Circularidad y Cilindridad.

## Abstract

Super duplex stainless steels have high resistance to pitting corrosion and high mechanical strength. They have great application in harsh environments such as the petrochemical industry and oil and gas platforms, but they have low machinability, characterized by the association of high hardening rates and low thermal conductivity that can affect of the workpiece quality. The helical milling process has been obtaining satisfactory results as an alternative to the conventional drilling process, as it allows obtaining holes of different diameters, resulting in greater precision and dimensional and shape quality. In this work, the surface quality and geometric deviations were evaluated in the helical milling process of super duplex stainless steel UNS S32760. A central composite design was used allied to the response surface methodology with the purpose of modeling and estimating the effects of the control and noise variables on the surface roughness, roundness and cylindricity. The results showed that the tangential feed per tooth and the cutting speed were the factors that most influenced the roughness, roundness and cylindricity of the holes. Minimum values for roughness Ra of 0.15  $\mu\text{m}$ , roundness of 10.80  $\mu\text{m}$  and cylindricity of 8.60  $\mu\text{m}$  were obtained.

**Keywords:** Helical milling; Super duplex stainless steel; Robust parameter design; Roughness; Roundness and Cylindricity.

## 1. Introdução

Toda a demanda global de energia continuará a crescer e prevê-se que o consumo irá aumentar em 35% nos próximos 20 anos [1]. Apesar do crescimento em exploração e utilização de energias renováveis, a utilização de hidrocarbonetos terá ainda um papel importante. Por conseguinte, a indústria do petróleo e do gás já está enfrentando um desafio na procura de reservatórios difíceis de serem explorados, tais como formações ultra profundas (mais de 2500m), ambientes de alta temperatura e pressão (mais de 15000 psi), e altos níveis de corrosão [2, 3].

Os aços inoxidáveis super duplex constituem um grupo de materiais específicos com ampla gama de aplicações em indústrias química, alimentícia aeroespacial, águas profundas, energia, entre outras, onde a longa vida útil dos componentes é desejada. Estes aços são ligas com alta resistência à corrosão com aplicações crescentes na indústria petrolífera e de gás [4, 2, 5, 6, 7]. Os aços inoxidáveis super duplex são utilizados em bombas centrífugas, válvulas reguladoras de fluxo, partes estruturais de plataformas de extração de petróleo, e outras [8]. Considerando as necessidades de furos nos flanges para as fixações das bombas, válvulas, e peças estruturais, um dos principais desafios na fabricação destas peças em aço inoxidável super duplex, consistem na realização de operações de furação.

Os aços inoxidáveis super duplex são de difícil usinabilidade que está geralmente associada à sua alta resistência à corrosão por pites. As altas taxas de encruamento, comparáveis às dos aços inoxidáveis austeníticos, podem levar a formação instável de cavacos, maiores esforços de corte, vibrações e consequentemente, menor vida de ferramentas e acabamentos superficiais não adequados [9, 10]. A alta resistência mecânica, alta ductilidade, baixa condutividade térmica, permite vários mecanismos de desgaste, tais como abrasão, aderência, e difusão, também a diminuição da vida útil da ferramenta quando comparada com aços comuns [11, 5].

Apesar da importância dos aços inoxidáveis super duplex na indústria e do desafio da usinagem destes materiais, ainda há uma escassez de trabalhos neste tema, especialmente no que diz respeito aos processos de furação e fresamento [12].

As dificuldades gerais do processo de furação estão relacionadas com a velocidade de corte nula na ponta da ferramenta, resultando em extrusão em vez de corte nesta região de diâmetro zero. A cinemática composta pelo avanço axial com rotação da broca em corte contínuo implicam altas forças de avanço, baixa evacuação de cavacos, quebra de material na saída do furo, altas taxas de desgaste, baixa vida da ferramenta, e baixa produtividade do processo. Especialmente na furação de furos com alta relação

profundidade/diâmetro, o resfriamento por lubrificação é difícil e a aplicação de lubrificação por quantidade mínima (MQL) e outras abordagens modernas não são eficientes. Por fim, a pequena área da seção transversal da ferramenta de corte resulta em baixa resistência à torção, trazendo o risco de quebra da ferramenta dentro de furos de peças quase acabadas [13, 14].

Materiais de difícil usinagem acarretam a necessidade de estratégias especiais de usinagem para garantir o sucesso das operações. No caso de furação e usinagem de cavidades, o processo de fresamento helicoidal traz as vantagens do fresamento em detrimento dos inconvenientes da furação. Este processo é simples de operar, pois geralmente está presente em ciclos de usinagem de controles numéricos e também em softwares de manufatura auxiliada por computador (CAM). Este processo pode ser aplicado na fabricação de componentes de aço inoxidável super duplex para obter furos com melhor qualidade dimensional, geométrica e superficial.

O fresamento helicoidal é composto por três movimentos simultâneos. O movimento de rotação da fresa em seu próprio eixo, o deslocamento linear da fresa na direção axial e o movimento circular da mesa do centro de usinagem, resultando por fim, num movimento helicoidal. Os parâmetros a serem considerados estão representados na Fig 1 (a) e (b), sendo  $v_c$  = velocidade de corte,  $v_f$  = velocidade de avanço,  $DB$  = diâmetro do furo,  $D_h$  = diâmetro da hélice e  $ap^*$  = profundidade de corte. A velocidade de avanço helicoidal da hélice ( $v_f$ ), em [mm/min], representa a soma vetorial das velocidades do avanço axial e tangencial. Esta decomposição é representada na Fig 1 (a). A velocidade de avanço axial da hélice ( $v_{fha}$ ), em [mm/min], é o produto do avanço axial por dente ( $f_{za}$ ), em [mm/dente], do número de dentes ( $z$ ) e da rotação ( $n$ ), em [rpm]. Para descrever o movimento circular, é necessário definir que a velocidade de avanço helicoidal tangencial ( $v_{fht}$ ), em [mm/min], representa a velocidade do centro da fresa em relação ao diâmetro da hélice ( $D_h$ ), em [mm], e a velocidade de avanço tangencial ( $v_{ft}$ ), em [mm/min], está relacionada à velocidade na periferia do furo ( $Db$ ) em usinagem, em [mm], como mostra a Fig 1 (b). Por fim, a velocidade de avanço tangencial por dente ( $f_{zt}$ ), em [mm/dente], número de dentes ( $z$ ) e rotação ( $n$ ), em [rpm]. A profundidade de corte axial ( $ap$ ) no processo de FH é dependente das velocidades de avanço tangencial e axial da hélice. Matematicamente o ângulo da hélice ( $\alpha$ ) pode ser abordado considerando as velocidades de avanço tangencial e axial da hélice. A máxima profundidade de corte axial ( $ap^*$ ), em [mm], pode ser relacionada aos avanços por dente,  $f_{za}$  e  $f_{zt}$ , e o diâmetro do furo,  $DB$ . A penetração radial ( $ae$ ), em [mm], é a relação

entre a área removida e o percurso do avanço periférico.

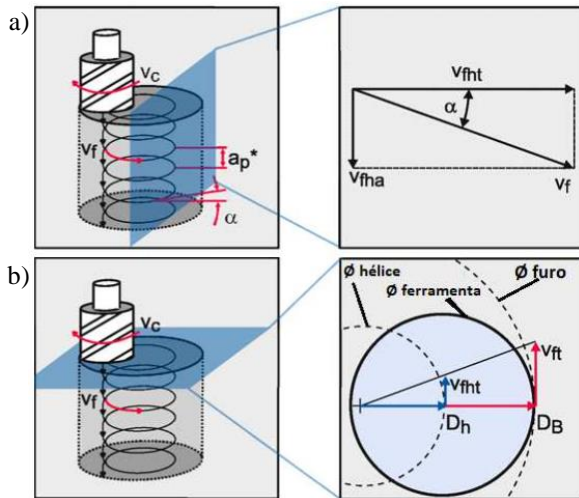


Figura 1. (a) (b) Decomposição do movimento e dos vetores de velocidade. Fonte: adaptada [15].

Devido ao trajeto helicoidal e ao emprego de uma fresa de topo ao invés de uma broca, a fresagem helicoidal apresenta diversas vantagens quando comparada ao processo de furação convencional. No fresamento helicoidal pode ser utilizada a mesma fresa de topo para obtenção de furos de diâmetros distintos através do ajuste do diâmetro da hélice, possibilitando economia de estoque de ferramentas e diminuição dos tempos de *setup* [15, 16, 17]. Neste processo a remoção do material é realizada pelas arestas de corte frontal e periférica, de forma contínua e intermitente, respectivamente, enquanto na furação a broca realiza a remoção de corte contínua. Menores esforços de corte na direção axial são desenvolvidos no fresamento helicoidal, quando

comparados à furação, devido ao trajeto helicoidal e à geometria da fresa de topo. A melhor facilidade de remoção de cavacos, resfriamento e lubrificação por técnicas como MQL e ar comprimido, que são viáveis devido à maior folga entre ferramenta-peça [18, 19, 20].

O fresamento helicoidal apresenta melhor precisão dimensional, geométrica e microgeométrica [21, 13, 22]. A correção dos desvios dimensionais pode ser realizada através do ajuste do diâmetro da hélice. O desgaste da ferramenta pode ser monitorado, pois ele ocorre progressivamente, possibilitando a previsão da vida da ferramenta. É possível obter furos acabados em apenas uma operação de usinagem. Por essas características, o processo de fresamento helicoidal é um processo de furação sustentável. O fresamento helicoidal tem sido aplicado na fabricação de furos de materiais difíceis de cortar, especialmente ligas de titânio, plástico reforçado com fibra de carbono e outros [23].

Neste trabalho foi avaliado a qualidade do furo utilizando o processo de fresamento helicoidal para obtenção de furos no aço inoxidável super duplex UNS S32760.

## 2. Metodologia

As variáveis de controle do processo são: velocidade de corte ( $v_c$ ), avanço axial por dente ( $f_{za}$ ) e avanço tangencial por dente ( $f_{zt}$ ); e as variáveis de ruído são: comprimento em balanço da fresa ( $l_o$ ), altura medida do furo ( $l_b$ ) e vazão do fluido de corte ( $Q$ ). As respostas analisadas foram a rugosidade, circularidade e cilindridade dos furos produzidos em aço inoxidável super duplex UNS S32760 (dureza média de 258 HV) conforme composição química mostrada na Tabela 1.

Tabela 1. Composição química do aço inoxidável Super duplex UNS S32760 (% peso). Fonte: adaptada [2].

Aço	Qtd.	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	W	Cu	N	PREN
UNS S32760	Min.	0,00	0,00	0,00	24,00	6,00	3,0	0,50	0,50	0,20	≥ 40
	Máx.	0,03	1,00	1,00	26,00	8,00	4,0	1,00	1,00	0,30	

Os experimentos planejados de fresamento helicoidal foram realizados no laboratório de Manufatura e automação (LMAUT) do Núcleo de Otimização da Manufatura e de Tecnologia da Inovação (NOMATI) do Instituto de Engenharia de Produção e Gestão (IEPG) da Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI). Foi utilizado um centro de usinagem vertical ROMI® D 600, que possui um cabeçote vertical com cone do eixo-árvore ISO 40, avanço rápido de 30 m/min nos três eixos de programação (X, Y e Z), potência máxima no eixo-árvore de 15 kW, rotação máxima de 10.000 rpm e comando numérico GE® FANUC Oi-MD.

Foram utilizadas quatro fresas retas e interiças de metal duro Coromill Plura código ISO/ANSI R215.H4-10050DAC07P 1620 com 10 mm de diâmetro,  $z=4$  dentes,  $ap(max) = 0,7$  mm, ângulo de hélice de  $50^\circ$ , ângulo de saída axial de  $6^\circ$  e ângulo de saída radial de  $-18^\circ$ , com cobertura de TiAlN depositada por PVD da Sandvik Coromant® fixada em um mandril hidráulico CoroChuck 930, cone BT-40 normas JIS B 6339/DIN ISO 7388-2 código 930-B40-S-12-085. A Figura 2 mostra a ferramenta utilizada e o setup experimental.

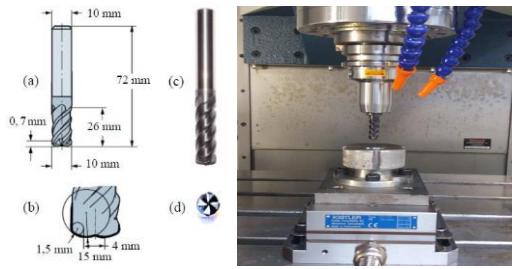


Figura 2. Setup experimental (a) dimensões; (b) detalhe duplo raio de ponta; (c) foto periferia; (d) foto frontal e Setup experimental.

Os corpos de prova em aço inoxidável super duplex UNS S32760 foram previamente usinados com diâmetros 24mm e altura de 15mm, tendo um ressalto com diâmetro 25,4mm para fixação no suporte com o objetivo de obter furos passantes de 18 mm de diâmetro, conforme mostrado na figura 3.

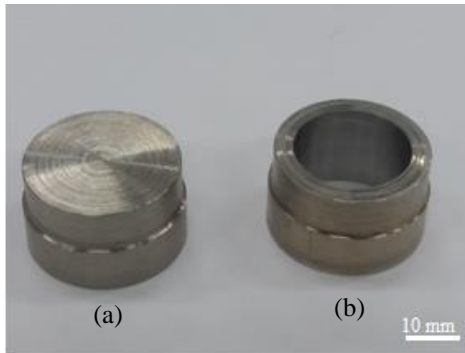


Figura 3. Fotos do: (a) corpo de prova e (b) corpo de prova usinado. Fonte: própria

Os experimentos foram conduzidos com base em um planejamento composto central (*Central Composite Design – CCD*) aliado à metodologia de superfície de resposta (RSM) utilizando a estratégia de arranjo fracionado, considerando variáveis de controle e de ruído. O planejamento experimental é composto de projeto fatorial a meia fração com  $n_f = 2^{(k+r-1)} = 2^{(3+3)-1} = 32$  pontos fatoriais,  $n_c = 9$  pontos centrais e  $n_a = 2k = 2 \times 3 = 6$  pontos axiais totalizando 47 experimentos. O CCD teve objetivo de estimar modelos de segunda ordem, com capacidade de previsão da estratégia de experimentação sequencial que permite garantir economia na experimentação e busca de região de curvatura e máximo crescimento da função estimada (Box *et al.*, 1951).

A tabela 2 apresenta as variáveis de controle e ruído adotadas no fresamento helicoidal do aço inoxidável Super duplex UNS S32760, bem como os níveis aos quais foram adotados.

Tabela 2. Variáveis de controle e ruído e seus níveis.

Variáveis de controle	Níveis			Unidade
	-1	0	1	
$fza$	0,10	0,15	0,20	$\mu\text{m/dente}$
$fzt$	0,10	0,15	0,20	$\text{mm/dente}$
$vc$	35	50	65	$\text{m/min}$
Variáveis de ruído		Unidade		
$lb$	27	29	31	$\text{mm}$
$lto$	Início	Meio	Fim	$\text{mm}$
$Q$	5	12,5	20	$\text{lbs/min}$

Tal planeamento teve por finalidade a modelagem e estimativa dos efeitos das variáveis do processo na resposta considerada. Após a realização dos ensaios experimentais e medições foram utilizados métodos de regressão e inferência estatística, como o método dos mínimos quadrados ponderados (Weighted Least Squares – WLS) e teste t para modelagem e teste de significância dos efeitos das variáveis avaliadas na resposta de interesse. As análises estatísticas foram conduzidas utilizando a linguagem de programação R e o software R Studio [24].

A medição de respostas de rugosidade dos corpos de prova usinados foi realizada com a utilização de um rugosímetro portátil da Mitutoyo® modelo SJ-210. O medidor é auxiliado por um computador e pelo software *USB communication tool* também da Mitutoyo®. Foi considerado um *cut-off* de 0,25 mm para as medições de rugosidade.

Para a realização das medições foram considerados dois operadores, cada um realizando três medições. Realizadas em três posições radiais equidistantes de  $120^\circ$  e três posições no sentido da altura medida no furo de 4 mm cada uma e com espaçamento entre as posições de 0,5 mm. A Figura 4 ilustra as posições das medições de rugosidade.

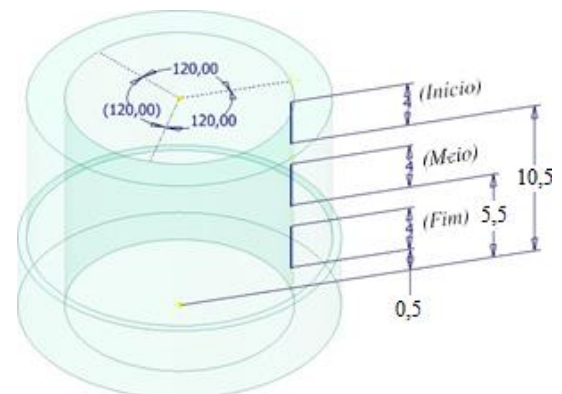


Figura 4. Posições de medição dos corpos de prova. Fonte: adaptado de [23].

As medições de circularidade e cilindridade foram realizadas no laboratório de metrologia do DEMEC/UFSJ. Para a avaliação destas respostas foi utilizado um medidor de forma *Talyround 131* da

*Taylor Hobson®* com apalpador de rubi, alta gama de 2 mm, resolução normal de 30 nm e alta resolução de 6 nm. O medidor de forma também é auxiliado por um computador e pelo software *ultra da Taylor Hobson®*. A Figura 5 expõe o medidor de forma e o *setup* de medição de circularidade e cilíndricidade, respectivamente.

A qualidade de forma do furo foi avaliada por meio da leitura de 12 planos: 4 planos iniciais, 4 planos médios e 4 planos finais tomados automaticamente pelo *software ultra da Taylor Hobson®*.



Figura 5. Medidor de forma. Fonte: própria.

### 3. Resultados

A rugosidade é considerada uma das características mais importantes na determinação da qualidade da superfície e desempenha um papel crucial na aplicação de componentes sob cargas dinâmicas. Os valores das respostas de rugosidade média  $R_a$  variaram entre 0,142 e 0,284  $\mu\text{m}$ , portanto indica a superioridade do fresamento helicoidal em relação aos métodos convencionais de furação, produzindo níveis equivalentes as de superfícies acabadas por retificação.

Através do teste de homocedasticidade de Breush-Pagan foi possível verificar a relação da variância dos erros dos modelos de regressão com os valores das variáveis independentes. Como os dados são heterocedásticos, realizou-se a modelagem através dos mínimos quadrados ponderados (WLS), onde os resultados que apresentam erros maiores são menos considerados no modelo. Pelo coeficiente de determinação ajustado  $R^2_{aj}$ , o modelo para rugosidade média  $R_a$  explica 95,21% da variabilidade dos dados, indicando um ótimo ajuste do modelo.

A Figura 6 apresenta os gráficos dos efeitos principais e as interações. No que diz respeito aos efeitos lineares e considerando o nível de significância adotado  $\alpha=0,05$ , observa-se que apenas  $f_{za}$ ,  $f_{zt}$  e  $vc$  apresentam-se estaticamente

significativos com valor  $p < \alpha$ . O aumento de  $f_{za}$  e  $f_{zt}$  aumenta a rugosidade, pois a espessura do cavaco não deformado aumenta com o aumento destes avanços por dente. A influencia da velocidade de corte na rugosidade não é linear, obtém-se baixos valores de rugosidade ( $R_a$ : 0,15  $\mu\text{m}$ ) com velocidade de corte de 50 m/min. O comprimento de balanço da ferramenta,  $l_{to}$ , apresentou um efeito linear positivo e a altura medida do furo,  $l_b$  um efeito linear negativo no  $R_a$ . Observou-se uma dificuldade em manter a rugosidade constante em toda profundidade do furo usinado. O efeito linear positivo de  $l_{to}$  na rugosidade pode ser resultado da deflexão da ferramenta, vibrações ou instabilidade do processo.

O efeito das interações  $f_{zt} * vc$ ,  $f_{zt} * l_{to}$  e  $vc * Q$  são significativas, o que evidencia que o efeito de uma variável de controle depende do nível das demais, não podendo ser avaliada apenas de forma isolada.

Dentre as interações geradas pelo modelo, pode-se dizer que  $f_{zt} * vc$  causam um aumento de  $R_a$  quando o avanço tangencial e a velocidade de corte atingem valores altos. Da mesma forma que  $f_{zt} * l_{to}$  também aumentam  $R_a$  com níveis altos de comprimento em balanço e velocidade de corte. No caso da interação  $vc * Q$ , em valores médios de  $vc$  em torno de 50 m/min obtém-se baixas rugosidades independente da vazão de fluido de corte.



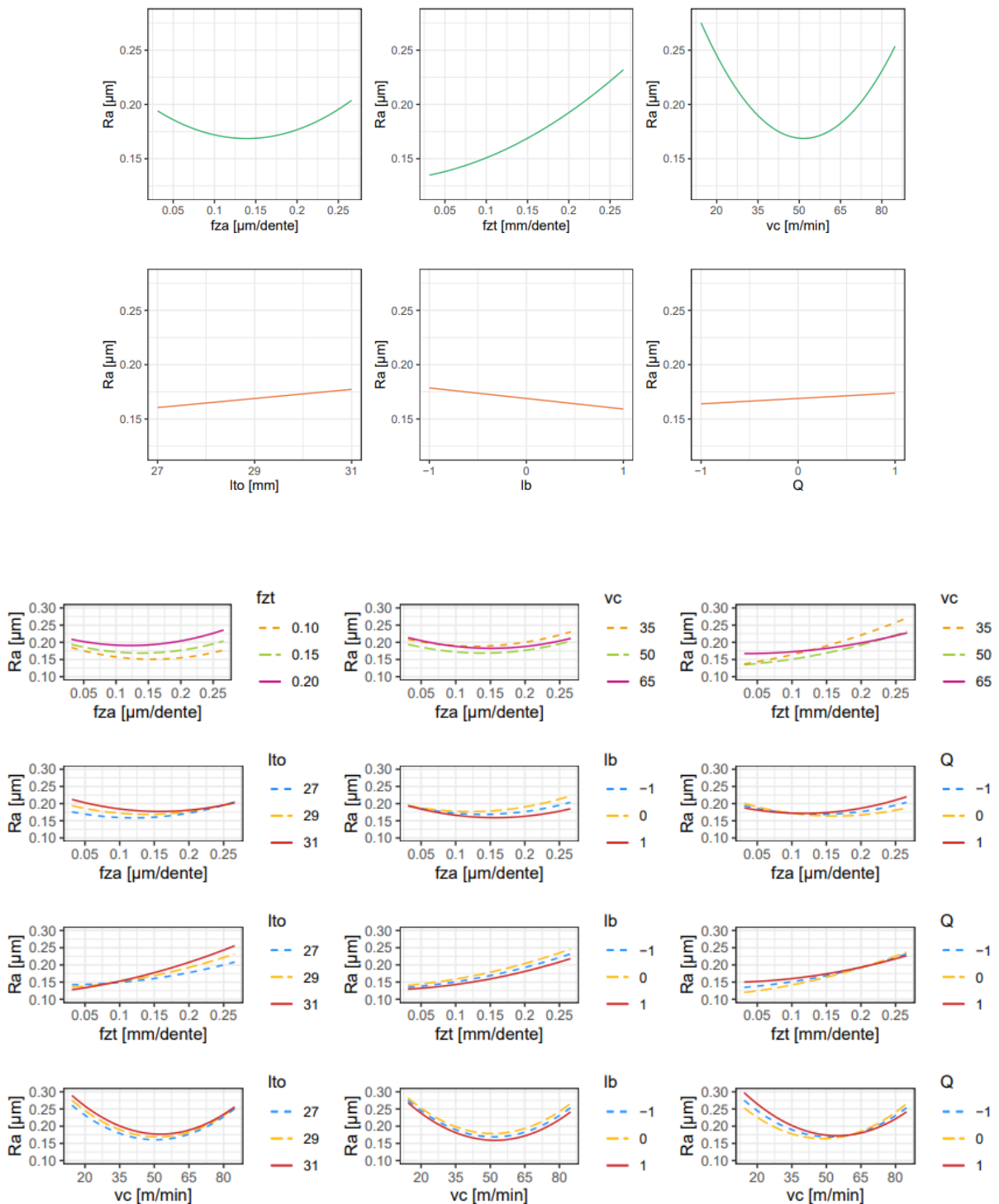


Figura 6. Gráfico dos efeitos principais e as interações para a resposta rugosidade média ( $R_a$ ).

Os valores de circularidade  $R_{ont}$  medidos variaram de 10,798 à 32,475  $\mu\text{m}$ . Após as análises estatísticas realizadas de forma análoga das rugosidades, o valor do coeficiente de determinação ajustado ( $R^2_{aj}$ ) foi de 99,98%, indicando um excelente ajuste para o modelo.

A Figura 7 mostra os gráficos de efeitos principais e de interações para os desvios de circularidade. Considerando os efeitos lineares e considerando o

nível de significância adotado  $\alpha=0,05$ , observou-se que  $fzt$  e  $vc$  foram estaticamente significativos com valor  $p < \alpha$ . O aumento dos níveis de avanço tangencial por dente e velocidade de corte resulta em maiores valores de circularidade. No caso do aumento da velocidade de corte tem um efeito positivo nesta tolerância, provocando uma instabilidade no processo.

O comprimento de balanço da ferramenta ( $lto$ ), altura medida do furo ( $lb$ ) e vazão do fluido ( $Q$ ) não apresentaram efeito significativo nos valores de circularidade. No entanto, as interações geradas pelo modelo  $fza*vc$ ,  $fzt*lto$ ,  $vc*lto$  e  $vc*lb$  foram significativos e causaram uma redução da

circularidade com avanço tangencial por dente até 0,15 mm/dente e velocidade de corte até 45 m/min. Observou-se também que o processo apresenta robustez, ou independe da vazão de fluido para  $fza$  0,15  $\mu\text{m}/\text{dente}$  e  $vc$  de 50 m/min.

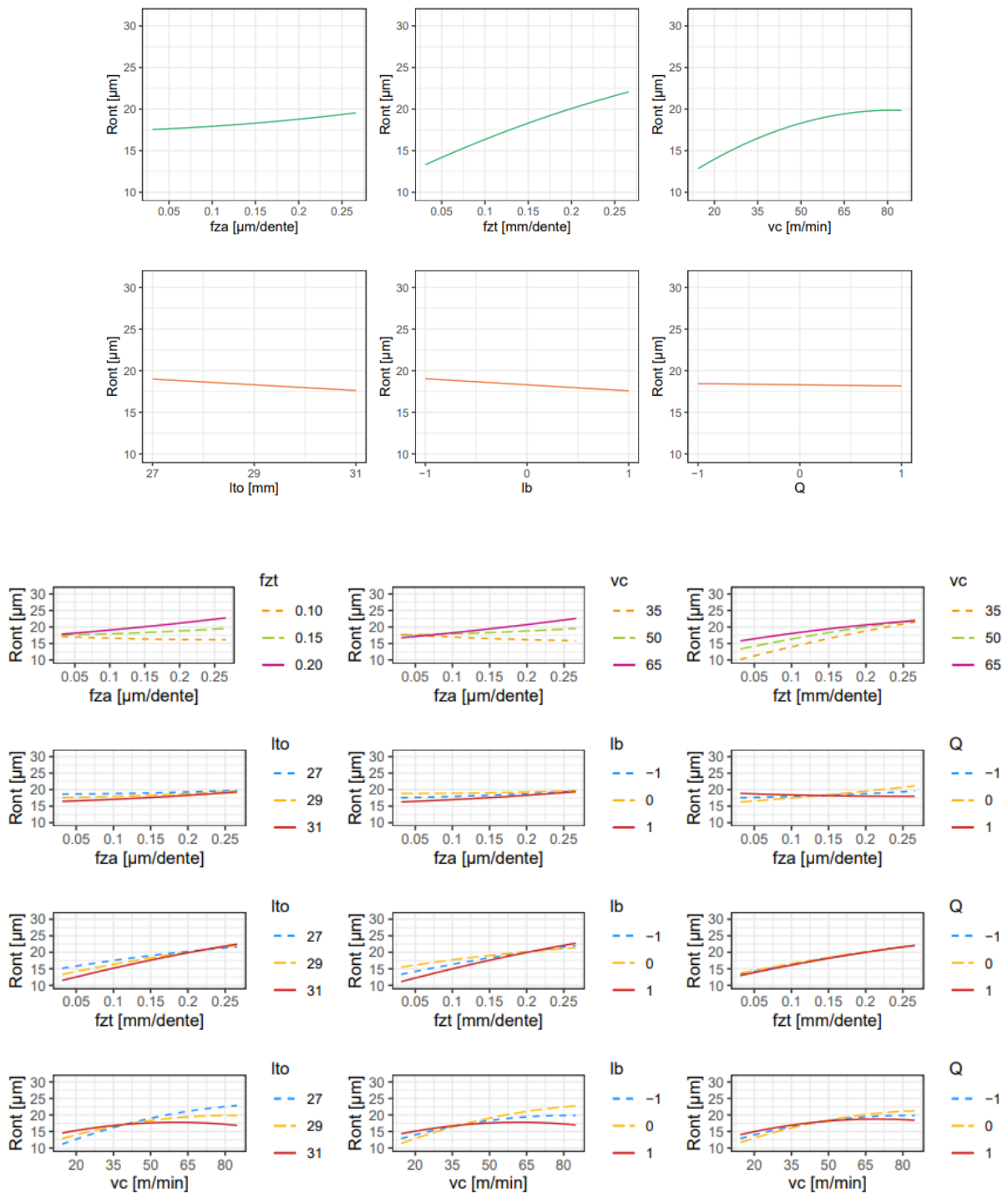


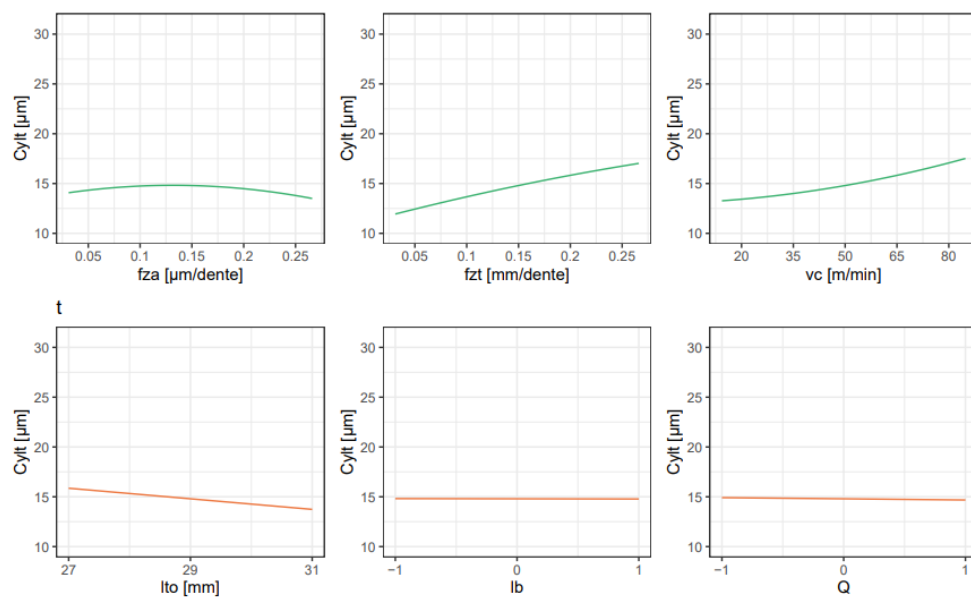
Figura 7. Gráfico dos efeitos principais e as interações para as respostas de circularidade ( $Ront$ ).

Ao comparar os resultados, foi identificado uma diminuição significativa na magnitude da cilindridade do furo em relação aos desvios da circularidade. Os valores do desvio de cilindridade ficaram entre 8,605 à 24,625  $\mu\text{m}$ .

Após as análises realizadas, obteve-se um coeficiente de determinação ajustado  $R^2_{aj}$  de 88,32%, considerado um bom ajuste do modelo. Conforme mostrado na Figura 8 observou-se que os efeitos lineares  $f_zt$ ,  $vc$  e  $lto$  foram estatisticamente significativos com valor  $p < 0,05$ . Os valores de desvio de cilindridade praticamente se mantem constante e abaixo de 15 $\mu\text{m}$  com a variação do avanço axial por dente. No entanto, o avanço tangencial por dente e a velocidade de corte

afetam positivamente esta tolerância. Em relação ao comprimento de balanço da ferramenta, houve uma redução da cilindridade com o aumento desta variável de ruído. Em relação as interações, apenas  $f_z a * l b$ ,  $f_z t * l b$  e  $vc * l b$  são significativos.

Obtem-se desvios de cilindridade na faixa de 15 $\mu\text{m}$  idenpendente da variação do avanço axial por dente e dos fatores de ruído. No entanto, o avanço tangencial por dente e a velocidade de corte têm efeito positivo sobre a cilindridade. Com relação ao efeito positivo do ruído altura de medida ( $lb$ ) no menor desvio de circularidade, pode ser explicado pelo maior contato da fresa com a parede do furo, quando se mede o fim do furo.





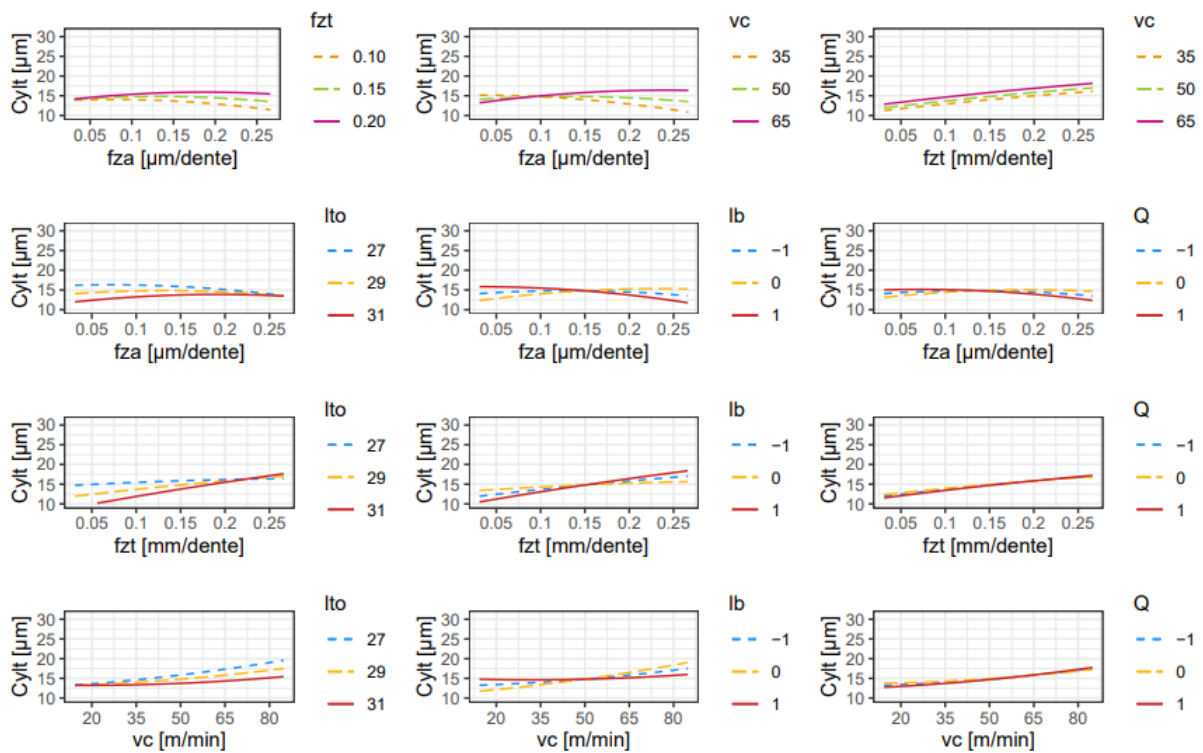


Figura 8. Gráfico dos efeitos principais e as interações para as respostas de cilindridade (*Cylt*).

#### 4. Conclusões

Em função dos resultados obtidos no fresamento helicoidal do aço inoxidável super duplex UNS S32760 para avaliar as variações da rugosidade e da precisão geométrica dos furos, pode-se concluir que:

A velocidade de corte e o avanço tangencial por dente influenciaram estatisticamente a rugosidade do furo, no entanto os valores de Ra obtidos ficaram abaixo de 0,17 µm para avanço axial de corte na ordem de 0,15 µm/dente e velocidade de corte de 50m/min, o que pode ser considerado um excelente resultado;

Os valores de circularidade obtidos ficaram na faixa de 10,798 à 32,475µm, para um  $R^2_{aj}$  de 99,98% o qual indica um excelente ajuste do modelo. A circularidade apresentou robustez à variação da vazão de fluido para avanço axial por dente de 0,15 µm/dente e velocidade de corte de 50 m/min;

Para a cilindridade apenas o avanço tangencial por dente e a velocidade de corte influenciaram nos resultados, obtendo valores na faixa de 8,605 à 24,625µm para um bom ajuste do modelo ( $R^2_{aj}=88,32\%$ ). O processo de fresamento helicoidal apresentou robustez para o desvio de cilindridade obtendo valores abaixo de 15µm independente da variação do avanço axial por dente e de todos os fatores de ruído, vazão de fluido, balanço da fresa e altura de medida.

#### 5. Agradecimentos

Os autores agradecem ao CNPq, Capes e à Fapemig pelo auxílio financeiro.

#### 6. Referências

- [1] IEA, [https://commons.wikimedia.org/wiki/File:World energy-consumption--projections-USDOE-IEA 2011.png](https://commons.wikimedia.org/wiki/File:World_energy_consumption--projections-USDOE-IEA_2011.png), (2011).
- [2] G. Chail, P. Kangas. Super and hyper duplex stainless steels: structures, properties and applications, *Procedia Structural Integrity* 2 (2016) 1755– 1762.
- [3] J. Airao, B. Chaudhary, V. Bajpai, N. Khanna. An experimental study of surface roughness variation in end milling of super duplex 2507 stainless steel, *Materials Today: Proceedings* 5 (2) (2018) 3682– 3689.45
- [4] J. Nilsson, G. Chai. The physical metallurgy of duplex stainless steels in- ternational conference & expo duplex, Associazione Italiana di Metallurgia (AIM), Grado, Italy, 2011.
- [5] J. R. Gamarra, A. E. Diniz. Taper turning of super duplex stainless steel: tool life, tool wear and workpiece surface roughness, *Journal of the*

- Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering 40 (1) (2018) 1–13.
- [6] M. R. Policena, C. Devitte, G. Fronza, R. F. Garcia, A. J. Souza. Surface roughness analysis in finishing end-milling of duplex stainless steel UNS S32205, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 98 (5) (2018) 1617–1625.55
- [7] S. Tavares, J. Pardal, B. Almeida, M. Mendes, J. Freire, A. Vidal. Failure of superduplex stainless steel flange due to inadequate microstructure and fabrication process, *Engineering Failure Analysis* 84 (2018) 1–10.
- [8] J. Chater. The european market for duplex stainless steels: rapid growth expected, *Stainless Steel World* (2010) 1–1.60
- [9] I. Korkut, M. Kasap, I. Ciftci, U. Seker. Determination of optimum cutting parameters during machining of aisi 304 austenitic stainless steel, *Materials & Design* 25 (4) (2004) 303–305.
- [10] J. Nomani, A. Pramanik, T. Hilditch, G. Littlefair. Stagnation zone during the turning of duplex SAF 2205 stainless steels alloy, *Materials and Manufacturing Processes* 32 (13) (2017) 1486–1489.
- [11] C. A. de Oliveira Junior, A. E. Diniz, R. Bertazzoli. Correlating tool wear, surface roughness and corrosion resistance in the turning process of super duplex stainless steel, *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* 36 (4) (2014) 775–785.
- [12] R. M. Gouveia, F. Silva, P. Reis, A. Baptista. Machining duplex stainless steel: Comparative study regarding end mill coated tools, *Coatings* 6 (4) 115 (2016) 51.
- [13] R. Iyer, P. Koshy, E. Ng. Helical milling: an enabling technology for hard machining precision holes in aisi d2 tool steel, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47 (2) (2007) 205–210.
- [14] A. M. Abrão, J. L. S. Ribeiro, J. P. Davim. Surface integrity, in: *Machining of Hard Materials*, Springer, 2011, pp. 115–141.
- [15] Ch. Wang, J. Zhao, Y. Zhou. Mechanics and dynamics study of helical milling process for nickel-based superalloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 106, n. 5, p. 2305-2316, 2020.
- [16] B. Denkena, D. Boehnke, J. H. Dege. Helical milling of CFRP–titanium layer compounds. *CIRP Journal of manufacturing Science and Technology*, v. 1, n. 2, p. 64-69, 2008.
- [17] Y Shan *et al.*. Orbital milling hole of aerospace Al-alloy with big pitch. *Transactions of Tianjin University*, v. 17, n. 5, p. 329-335, 2011.
- [18] S. A. Lawal, I. A. Choudhury, Y. Nukman. Application of vegetable oil-based metalworking fluids in machining ferrous metals—a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 52, n. 1, p. 1-12, 2012.
- [19] H. M. Sadeghi *et al.*. Minimal quantity lubrication-MQL in grinding of Ti–6Al–4V titanium alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 44, n. 5, p. 487-500, 2009.
- [20] M H Saadatbakhsh *et al.*. Experimental study of surface roughness and geometrical and dimensional tolerances in helical milling of AISI 4340 alloy steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 93, n. 9, p. 4063-4074, 2017.
- [21] B. Denkena, D. Boehnke, J. Dege, Helical milling of cfrp–titanium layer compounds, *CIRP Journal of manufacturing Science and Technology* 1 (2) (2008) 64–69.
- [22] E. Brinksmeier, S. Fangmann, I. Meyer. Orbital drilling kinematics, *Pro-125 duction engineering* 2 (3) (2008) 277–283.
- [23] R. B. D. Pereira, L. C. Brandão, A. P. de Paiva, J. R. Ferreira, J. P. Davim. A review of helical milling process, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 120 (2017) 27–48.
- [24] TEAM, R. Core. 2020. R: A Language and Environment for Statistical Computing. R Foundation for Statistical Computing, Vienna, Austria: Available at: <https://www.R-project.org/>. [Google Scholar], 2019.